بررسی جذب انرژی در جزء فداشوندهٔ لکوموتیو ER24PC زیمنس*

پریسا حسینی تهرانی[۱]   ایمان فرستاده[۲]

چکیده در اکثر وسایل نقلیه برای جلوگیری از خسارت‌ها و یا کاهش آن از سیستم‌های جاذب انرژی استفاده می‌شود. در این مقاله جذب انرژی در جزء فداشوندهٔ لکوموتیو ER24PC زیمنس مورد بررسی قرار گرفته است. پس از معرفی و نحوهٔ عملکرد این قطعه در حین برخورد، مدل‌سازی آن در نرم‌افزار آباکوس انجام شده و خصوصیات برخورد آن مورد ارزیابی قرار گرفته است. با توجه به این‌که شکل جزء فداشوندهٔ لکوموتیو زیمنس هرمی است به‌منظور بررسی صحت نتایج حل عددی از یک حل تحلیلی استفاده شده است. در ادامه به‌علت این‌که ضخامت ورق جزء فداشونده زیاد است و در حین برخورد ممکن است پاره شود استفاده از مدل آسیب مناسب در شبیه‌سازی‌های عددی ضروری است. از سه مدل آسیب استفاده‌شده در این مقاله، یک مدل آسیب در خود نرم‌افزار وجود دارد و برای دو مدل آسیب دیگر کدنویسی انجام شده است و با مقایسهٔ نتایج حل عددی با نتایج تست آزمایشگاهی مدل آسیب مطلوب مشخص شده است. به‌علاوه صحت مدل آسیب مطلوب از طریق استاندارد ECE R 66 بررسی شده است. سپس برای بهبود جذب انرژی در طی برخورد از فوم‌های فلزی به‌عنوان جاذب انرژی استفاده شده است. در نهایت عملکرد جزء فداشونده پرشده از فوم با جزء فداشوندهٔ خالی مقایسه شده و عملکرد و بازدهی فوم داخل جزء فداشونده مورد ارزیابی قرار گرفته است.

واژه‌های کلیدی جاذب انرژی، جزء فداشونده، مدل آسیب.

Study of Energy absorption of Crushing element in ER24PC Locomotive

P. Hosseini Tehrani   I. Ferestadeh

Abstract *In most engineering structures the energy absorption systems are used to prevent or reduce damages. In this paper, performance of a crushing element of ER24PC locomotive is investigated. The numerical modeling of this crushing element, after introducing its operation, is performed using the Abaqus finite element software in order to evaluate its crushing characteristics. Since the shape of crushing element of ER24PC locomotive is tapered, an analytical solution has been used to validate the numerical results. Because of the thickness of crushing element, rupture may be occur in this element and using of a proper damage model is essential in order to simulate this rupture. From three damage models introduced in this paper, one damage model is already provided in Abaqus and the other two models have been coded. By comparing numerical results with experimental test results, proper damage model in software is developed and used in order to properly simulate the crashing process of considered element. The desirable damage model is verified by using ECE R66 standard. Finally in order to improve the energy absorption capacity metallic foam is used as a filler in energy absorber element. Through comparing the energy absorption behavior of foam filled crushing element with the non-filled element the foam performance in crushing element is evaluated.*

Key Words Energy absorber, crushing element, damage model.

*تاریخ دریافت مقاله ۹۳/۳/۱ و تاریخ پذیرش آن ۹۳/۱۲/۱۱ می‌باشد.

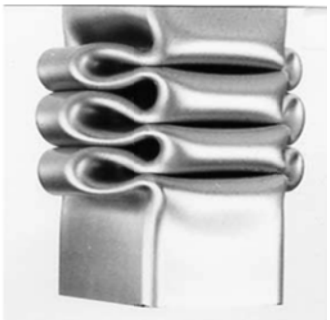
(۱) دانشیار، دانشکده مهندسی راه‌آهن، دانشگاه علم و صنعت ایران، تهران.

(۲) نویسندهٔ مسئول: دانشجوی کارشناسی ارشد، دانشکده مهندسی راه‌آهن، دانشگاه علم و صنعت ایران. imanferestade@yahoo.com

مقدمه

یکی از راه‌های جذب انرژی ضربه، استفاده از جاذب‌ها می‌باشد. این جاذب‌ها با توجه به هندسه و شرایط بارگذاری تغییرشکل‌های متفاوتی از خود نشان می‌دهند، اما در همهٔ آن‌ها تغییرشکل‌های ماندگار مانند تغییرشکل پلاستیک باعث استهلاک انرژی ضربه می‌شود. کمانش پیش‌روندهٔ دینامیکی (Dynamic progressive buckling) از متداول‌ترین روش‌های جذب اترژی در جاذب‌های انرژی جدارنازک تحت ضربهٔ محوری است.

پدیدهٔ کمانش پیش‌روندهٔ دینامیکی برای یک جاذب انرژی جدارنازک با مقطع مربعی در شکل (۱) نشان داده شده است. همان‌طور که مشاهده می‌شود به‌علت ضخامت کم، چین‌خوردگی‌ها (folding) از یک انتهای مقطع شروع می‌شوند و پیشروی می‌نماید. به همین سبب این پدیده، کمانش پیش‌رونده نامیده می‌شود [1].



شکل ۱ کمانش پیش‌روندهٔ دینامیکی در یک جاذب انرژی جدارنازک [2]

در جاذب‌های انرژی جدار ضخیم که نسبت ضخامت (h) به شعاع سطح متوسط (R) بیشتر از ۰/۰۵ است [3]، آنچه غالباً باعث تخریب سازه در حین برخورد می‌شود چین‌خوردگی همراه با پارگی ورق می‌باشد. با افزایش ضخامت ورق، مقاومت جاذب انرژی در مقابل چین‌خوردگی بیشتر می‌شود و نهایتاً پدیدهٔ کمانش پیش‌رونده در این نوع جاذب‌ها رخ نمی‌دهد.

وانگ و لو در سال ۲۰۰۲ [4] جاذب‌های انرژی مدور جدار ضخیم را تحت بارگذاری دینامیکی قرار دادند و مشاهده کردند آنچه باعث تخریب این جاذب‌ها می‌شود پارگی ورق است. به‌طوری که پس از ضربه این جاذب‌ها به‌صورت قارچی (Mushrooming) دچار تغییرشکل می‌شوند (شکل ۲).



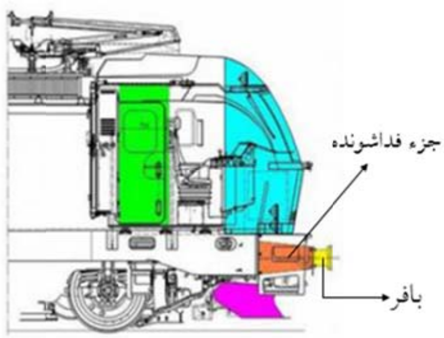
شکل ۲ پاره شدن ورق در یک جاذب انرژی جدار ضخیم [4]

با توجه به این‌که ابعاد جزء فداشوندهٔ لکوموتیو ER24PC زیمنس به‌صورتی است که جزو جاذب‌های انرژی جدارضخیم محسوب می‌شود [3] بنابراین پارگی ورق در آن، باعث تخریب در حین برخورد خواهد شد. لذا برای مدل‌سازی دقیق فرآیند تخریب استفاده از مدل‌های آسیب (Damage) برای پیش‌بینی پارگی ضروری است.

یکی از مدل‌های آسیب رایج برای فلزات نرم مدل آسیب جانسون-کوک است که به‌صورت وسیعی در شبیه‌سازی‌های برخورد مورد استفاده قرار می‌گیرد [5]. دیگر مدل آسیب رایج در این زمینه مدل آسیب گارسون – تورگارد – نیدلمن (GTN) [6-8] است که برای شرح رشد و گسترش حفره‌ها در فلزات نرم استفاده می‌شود [9-11]. لی و همکاران [12] نشان داد که استفاده از معیار آسیب برای فلزات نرم به معادلهٔ گسترش آسیب و در نظر گرفتن پارامترهای مناسب مثل پارامتر لود و ...

بستگی دارد. بعدها روزالر مدل آسیبی را براساس نظریهٔ مکانیک محیط پیوسته در [13,14] منتشر کرد. تحقیقات اخیر [15] روی مدل روزالر نشان می‌دهد که این مدل می‌تواند به‌خوبی حالت شکست در تست کشش میله‌های شیاردار را تخمین بزند.

در این مقاله از سه مدل آسیب جانسون-کوک، GTN و روزالر اصلاح‌شده (Modified Rousselier) برای تخمین تخریب در تست برخورد جزء فداشوندهٔ لکوموتیو ER24PC زیمنس استفاده شده است. در این مقاله ابتدا به شرح شروع آسیب با فرض هر یک از این مدل‌ها پرداخته شده و سپس اطلاعات لازم برای وارد کردن این معیارهای آسیب در نرم‌افزار آباکوس شرح داده شده است. از طریق مقایسهٔ نتایج حاصل از مدل سازی با معیارهای آسیب مختلف با نتایج تست آزمایشگاهی نهایتاً معیار آسیب مناسب مشخص شده است. در قسمت پایانی از فوم آلومینیوم به‌منظور افزایش جذب انرژی جزء فداشوندهٔ لکوموتیو زیمنس استفاده شده است.



شکل ۳ تجهیزات موجود در لکوموتیو زیمنس برای جذب انرژی ضربه

معرفی لکوموتیو ER24PC و سیستم جذب انرژی آن

لکوموتیو ER24PC زیمنس (شکل ۳) دارای جاذب چند مرحله‌ای می‌باشد که شامل اجزای برگشت‌پذیر در بافرها (که جزء فداشونده پشت آن قرار می‌گیرد) و سایر اجزای لکوموتیو است که در زمان برخورد دچار تغییرشکل می‌شوند. اجزای برگشت‌پذیر در بافرها میتوانند اثرات برخورد اولیه را جذب نمایند درحالی‌که به‌وسیلهٔ نقلیه آسیب غیرقابل جبرانی وارد نشود. اگر نیروی اولیهٔ برخورد زیاد از حد باشد جزء فدا شونده در پشت بافر به‌وسیلهٔ مکانیزم چین‌خوردگی و پارگی دچار تغییرشکل می‌شود و به این ترتیب از آسیب جدی به سایر قسمت‌ها جلوگیری می‌کند.

حل تحلیلی برای جاذب‌های هرمی

فشار شبه استاتیکی. برای تخمین بار ضربه‌ای جاذب‌های هرمی در طی تغییرشکل از حل تحلیلی ویرزبیکی و آبراموویکز [6,17] استفاده شده است.

ابتدا یک جاذب غیر هرمی با سطح مقطع مستطیل به ابعاد $a \times b$ و طول $2H$، مساوی با طول چین پلاستیک، در نظر گرفته شده است. به‌صورتی که در شکل (٤) نشان داده شده است در حین لهیدگی دیواره‌های مجاور متحمل تغییرشکل‌های جانبی شده‌اند. می‌توان نشان داد که انحنا و بار در هر لحظه متناسب با زاویه α به‌صورت زیر است [16]:

$$\delta = 2H(1-\cos\alpha) \qquad (۱)$$

$$P(\alpha) = \frac{4M_0}{\sin\alpha}\left[f_1\frac{r}{t} + f_2\frac{c}{H} + f_3\frac{H}{r}\right] \qquad (۲)$$

که $c = \frac{(a+b)}{2}$ و $f_i(i = 1,2,3)$ به‌صورتی که در مرجع [17] آورده شده است توابعی از α هستند.

گشتاور خمشی پلاستیک بر واحد طول برای ورق فلزی $M_0 = \frac{\sigma_0 t^2}{4}$ است که در آن σ_0 و t به‌ترتیب تنش تسلیم ماده و ضخامت ورق است.

بار متوسط $P_m(\alpha_0)$ برای تغییرشکل در زاویه

$\alpha = \alpha_0$ با انتگرال‌گیری از معادلهٔ (۲) به‌دست می‌آید:

$$P_m(\alpha_0) = \frac{4M_0}{(1 - cos\,\alpha_0)}[g_1\frac{r}{t} + g_2\frac{c}{H} + g_3\frac{H}{r}] \quad (۳)$$

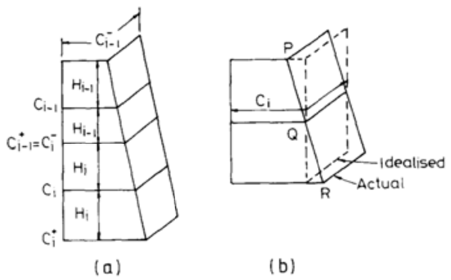
که $g_i = \int_0^{\alpha_i} f_i d\alpha \; (i = 1, 2,3)$ مستقل از ابعاد جاذب است و تنها به گسترش تغییرشکل بستگی دارد. با کمینه کردن P_m، مقدار H و r به‌صورت زیر به‌دست می‌آید:

$$H_m = \sqrt[3]{\frac{g_2^2}{g_1 g_3}c^2 t} \quad (٤)$$

$$r_m = \sqrt[3]{\frac{g_2 g_3}{g_1^2}ct^2} \quad (٥)$$

که با جایگذاری در رابطهٔ (۲) معادله برای بار متوسط به‌صورت زیر می‌شود:

$$P_m(\alpha_0) = \frac{12M_0}{(1 - \cos\alpha_0)}(\frac{g_1 g_2 g_3 c}{t})^{1/3} \quad (٦)$$



شکل ٤ مکانیزم تغییرشکل جاذب‌های هرمی در حالت ایده‌آل
a) تعریف c_{i-1} b) مقطع هرم در حالت ایده‌آل [17]

به‌عنوان اولین تقریب، رفتار جاذب هرمی به‌صورت یک سری از جاذب‌های غیرهرمی با سطح مقطع مستطیلی در نظر گرفته می‌شود که طول آن از یک چین به چین دیگری به‌صورتی که در شکل (٤) نشان داده شده است افزایش می‌یابد. برای چین iام به طول $2H_i$، طول کمینه یک‌چهارم محیط c_i^-، طول بیشینه یک‌چهارم محیط c_i^+ و مقدار متوسط c_i نامیده می‌شود.

از شکل (٤) مشخص می‌شود که c_i مرتبط با c_{i-1}، طول محیطی متوسط چین قبلی است.

$$c_i = c_{i-1} + (H_{i-1} + H_i)\,tan\,\theta \quad (٧)$$

با جایگذاری مقدار c_i برای c در معادلهٔ (۳) و کمینه کردن بار متوسط p_m (با $\alpha_0 = \frac{\pi}{2}$ برای جاذب خالی) مقدار متوسط H_m و r_m برای چین iام می‌تواند به‌صورت زیر نوشته شود:

$$H_{mi} \simeq \sqrt[3]{c_{i-1}^2 t} \quad (٨)$$

$$r_{mi} = 0.69\sqrt[3]{c_{i-1}t^2} \quad (٩)$$

که از طریق آن g_1، g_2 و g_3 محاسبه‌شده و جایگذاری شده‌اند. نهایتاً نیروی برخورد متوسط و میزان فشردگی به‌صورت زیر خواهد شد [17]:

$$P_{mi} = 4M_0[9.6\sqrt[3]{\frac{c_{i-1}}{t}} + \pi\tan\theta] \quad (١٠)$$

$$\delta_i = 2H_{mi} \quad (١١)$$

راه حل ذکرشده، براساس یک هرم متقارن است و بنابراین برای جاذب‌های هرمی با دو سطح شیب‌دار قابل استفاده است. با توجه به این‌که شکل جزء فداشوندهٔ لکوموتیو زیمنس هرم با دو سطح شیب‌دار است می‌توان از راه حل ذکرشده برای تخمین نیروی ناشی از ضربه استفاده کرد.

تأثیر نرخ کرنش. تأثیر نرخ کرنش روی جاذب‌های هرمی فلزی که تحت بارگذاری دینامیکی قرارگرفته‌اند به‌صورت خلاصه در مرجع [17] آورده شده است. نسبت نیروی متوسط ضربهٔ بارگذاری دینامیکی به

نیروی متوسط ضربه بارگذاری شبه‌استاتیکی مشابه با جاذب غیرهرمی برای فولاد به‌صورت زیر است [18]:

$$\frac{P_m^d}{P_m^s} = 1 + \left(\frac{\dot{\varepsilon}}{6844}\right)^{\frac{1}{3.91}} \qquad (۱۲)$$

که ۳/۹۱ و ٦٨٤٤ ثوابت ماده می‌باشند. نرخ کرنش مؤثر، $\dot{\varepsilon}$، در چینی که تحت سرعت V تشکیل شده است می‌تواند به‌صورت زیر نشان داده شود [18]:

$$\dot{\varepsilon} = 0.47\frac{V}{c} \qquad (۱۳)$$

مقدار V به‌صورتی که در مراجع [17,18] آمده است برابر نصف سرعت برخورد اولیه V_0، در طی کل تغییرشکل است. درحالی‌که c برای همهٔ چین‌ها در یک جاذب غیرهرمی ثابت است، سرعت از V_0 به صفر کاهش می‌یابد. بنابراین نرخ کرنش از یک چین به چین بعدی کاهش می‌یابد. علاوه بر این، در مورد جاذب‌های هرمی مقدار c از یک چین به چین دیگری افزایش می‌یابد. هر دوی این عوامل، (یعنی افزایش c و کاهش سرعت) منجر به بیش‌ترین نرخ کرنش مؤثر در اولین چین می‌شود.

بنابراین می‌توان با واردکردن اطلاعات مربوط به جزء فداشوندهٔ لکوموتیو زیمنس در معادلهٔ (۱۲) نیروی متوسط ناشی از ضربه را به‌دست آورد.

محاسبهٔ نیروی لحظه‌ای ناشی از ضربه به روش تحلیلی در مرجع [19] برای جاذب‌های انرژی هرمی در حالت کلی بیان شده است. نتایج [19] نشان می‌دهد می‌توان نیروی لحظه‌ای ناشی از ضربه را مشابه با حل انجام‌شده تخمین زد.

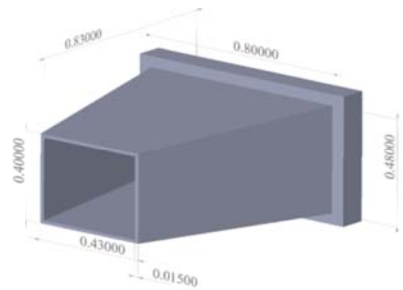
مدل‌سازی و حل به روش المان محدود

مدل‌سازی جزء فداشوندهٔ لوکوموتیو زیمنس با استفاده از نرم‌افزار آباکوس انجام شده است. شکل جزء فداشونده هرمی است. ابعاد قاعدهٔ کوچک‌تر ٤۰۰mm ×٤۳۰mm و ابعاد قاعدهٔ بزرگ‌تر ٤٨۰mm ×٨۰۰mm است. طول جزء فداشونده ٨۳۰mm و ضخامت آن ۱۵mm است. از آن‌جایی که ضخامت قطعهٔ مورد نظر نسبت به ابعاد آن کم نیست برای مدل‌سازی از المان Solid استفاده شده است. مدول یانگ برای فولاد مورد نظر ۲۰۰ GPa، ضریب پواسون ۰/۳ و چگالی برابر ۷٨۰۰ kg/m^3 می‌باشد [20]. آزمایش تست کشش ساده برای به‌دست آوردن خواص این فولاد براساس استاندارد ASTM E8M-09 انجام شده است. جزئیات بیشتر در مرجع [20] بیان شده است.

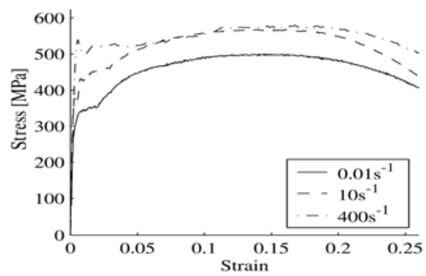
جزء فداشوندهٔ مورد نظر از یک طرف به پایه‌ای صلب متصل است و از یک ورق صلب به‌عنوان ضربه‌زننده در مدل‌سازی استفاده شده است. جرم متمرکز ۱۰۰ تن در مرکز این ورق صلب قرار داده شده است که معادل با جرم قطار می‌باشد. از الگوریتم سطح به سطح (surface to surface) برای تماس ضربه‌زنندهٔ صلب و جزء فداشونده استفاده شده است و از الگوریتم تماس عمومی (General contact) برای تماس قسمت‌های مختلف جزء فداشونده با یکدیگر در حین ضربه استفاده شده است. در هر دو مورد ضریب اصطکاک برابر ۰/۳ معادل ضریب اصطکاک تماس فولاد با فولاد در نظر گرفته شده است. جزء فداشونده از سمت پایه کاملاً مقید است و از سمت آزاد ورق صلب با سرعت ۱۲۰ km/hr به آن برخورد می‌کند که این سرعت، سرعت حرکت لکوموتیو زیمنس در خطوط ایران است. شکل (۵) مدل سازی جزء فداشوندهٔ لکوموتیو زیمنس در نرم‌افزار آباکوس را نشان می‌دهد.

جزء فداشوندهٔ لکوموتیو زیمنس از فولاد S355J2G3 ساخته شده است که کاربرد این نوع فولاد بیشتر در صنایع ریلی می‌باشد. از آن‌جایی که در مسائل مربوط به برخورد، نرخ کرنش اهمیت بسیاری دارد و حتماً در مدل سازی‌ها باید اعمال شود، نمودار تنش- کرنش فولاد S355J2G3 در نرخ کرنش‌های مختلف در

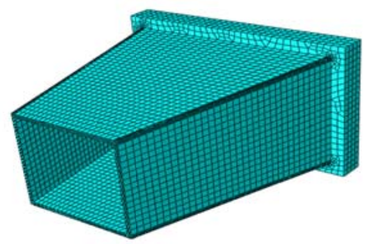
شکل (٦) آورده شده است [21].



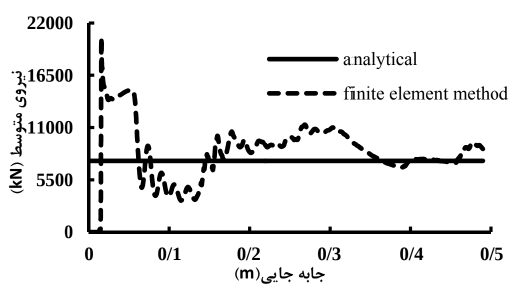
شکل ٥ مدل‌سازی جزء فداشوندهٔ لکوموتیو زیمنس در نرم‌افزار آباکوس



شکل ٦ نمودار تنش- کرنش فولاد S355J2G3 در نرخ کرنش‌های مختلف



شکل ٧ مش‌بندی جزء فداشوندهٔ لکوموتیو زیمنس



شکل ٨ نمودار نیرو بر حسب جابه‌جایی برای حل عددی و حل تحلیلی

مش‌بندی. در این مقاله به‌منظور مش‌بندی از المان C3D8R استفاده شده است. در راستای ضخامت از ٤ المان استفاده‌شده تا تأثیرات خطی‌سازی در راستای ضخامت در نتایج تأثیر نگذارد. به‌منظور اطمینان از این‌که نتایج به‌دست آمده از تعداد المان مستقل است ابتدا آنالیز حساسیت مش انجام شد. در این آنالیز با بیشتر کردن تعداد گره‌ها یا به تعبیری ریز کردن المان‌ها مقدار یک کمیت در یک گره ثبت شد. مشاهده شد که با زیاد کردن بیش از حد تعداد گره‌ها یا ریز کردن بیش از حد المان‌ها جواب‌های به‌دست آمده دچار خطا می‌شود. نهایتاً بهترین مش‌بندی که باعث می‌گردد نتایج تقریباً از تعداد المان‌ها مستقل شود، مش‌بندی با تعداد ٢١٨٣٥ گره و ١٧٢٢٨ المان است. شکل (٧) مش‌بندی جزء فداشونده را نشان می‌دهد.

نتایج شبیه‌سازی و مقایسه با حل تحلیلی

نتایج شبیه‌سازی با نتایج تحلیلی شبیه‌سازی در مدت ٠/٠١٥ ثانیه مقایسه شد. در این مدت ٠/٤٩ متر از طول جزء فداشونده دچار لهیدگی می‌شود و بعد از این زمان جزء فداشونده از انتها دچار بیرون‌زدگی می‌شود. نمودار نیرو بر حسب جابه‌جایی در شکل (٨) نشان داده شده است. در این نمودار نتایج حاصل از شبیه‌سازی با نتایج حاصل از حل تحلیلی (معادلهٔ ١٢) مقایسه شده است. نتایج حاصل از حل تحلیلی با قرار دادن مقادیر مربوط به هندسه و جنس جزء فداشونده در معادلهٔ (١٢) به‌دست آمده است که نهایتاً مقدار ٧٤٩٦ kN به‌عنوان متوسط نیرو محاسبه شده است که این مقدار با مقدار نیروی متوسط ٧٨٠٦ kN تخمین زده‌شده در شبیه‌سازی‌های عددی توافق خوبی دارد. نهایتاً از مقایسه این دو مقدار مشخص می‌شود که خطای شبیه‌سازی عددی تقریباً ٤/١٪ است.

استفاده از مدل‌های آسیب در شبیه‌سازی

به منظور حل دقیق‌تر و توافق بیشتر مسئلهٔ شبیه‌سازی شده با واقعیت از مدل‌های آسیب استفاده شده است. برای این منظور از سه مدل آسیب جانسون-کوک، GTN و روزالر اصلاح‌شده استفاده شده است. ابتدا به شرح شروع آسیب در این مدل‌ها پرداخته می‌شود و سپس اطلاعات لازم برای واردکردن این معیارهای آسیب در نرم‌افزار آباکوس شرح داده می شود و نهایتاً معیار آسیب مناسب از مقایسه نتایج حاصل از مدل‌سازی با معیارهای آسیب مختلف با نتایج تست آزمایشگاهی مشخص می‌گردد.

می‌توان مدل‌های آسیب را به دو دستهٔ کلی تقسیم‌بندی کرد: مدل‌های آسیب ماکروسکوپیک پیوسته (مدل‌های آسیب موجود در نرم‌افزار آباکوس) و مدل‌های آسیب ریزساختار. استفاده از مدل‌های آسیب پیوسته در نرم‌افزارهای المان محدود ساده است اما برای محاسبهٔ پارامترهای آسیب در این مدل‌ها نیاز به اطلاعات آزمایشگاهی زیادی است. درحالی‌که در مدل‌های آسیب ریزساختار که تأثیر تنش سه‌محوره را روی رفتار آسیب شرح می‌دهند، پارامترهای آسیب مستقل از هندسهٔ قطعه می‌باشد.

مدل‌های آسیب پیوسته. این مدل‌ها بر اساس متغیرهای حالت ماکروسکوپیک ایجادشده‌اند. چنین متغیرهای حالتی می‌توانند مؤلفه‌ای از تانسور تنش، تانسور کرنش، نرخ کرنش و گاهی اوقات دما باشند. از آزمایش‌های مختلف مشخص شده است که فرآیند آسیب که منجر به شکست ناگهانی جسم می‌شود به‌شدت به تاریخچهٔ بارگذاری مرتبط است. بنابراین از برخی از این متغیرهای آسیب برای تعیین تأثیر تاریخچهٔ بارگذاری استفاده شده است.

چنین مدل‌هایی از مدل‌های آسیب ریزساختار ساده‌تر هستند. در این مدل‌ها فلز نرم به‌صورت یک مادهٔ پیوستهٔ بدون خلل و فرج ایده‌آل‌سازی می‌شود. هم‌چنین در مدل‌های آسیب پیوسته، آسیب به‌صورت یک متغیر جدا که مستقل از استحکام ماده است عمل می‌کند. در این مدل‌ها که به مدل‌های آسیب کرنش انباشته نیز معروف‌اند فرض می‌شود که تاریخچهٔ تغییرشکل پلاستیک ماده منجر به آسیب می‌شود. زمانی که متغیر آسیب از مقدار بحرانی‌اش بیشتر شود شکست اتفاق می‌افتد. مقدار بحرانی متغیر آسیب برای هر ماده به تابع وزنی آن بستگی دارد و این تابع وزنی، تابعی از حالت تنش، دما، نرخ کرنش و ... است. به عبارت دیگر مدل آسیب کرنش انباشته می‌تواند به‌صورت زیر نوشته شود:

$$D = \int_0^{\varepsilon_c} f(\sigma, \varepsilon, T, \dot{\varepsilon}) d\varepsilon_p \qquad (۱٤)$$

در ادامه مدل آسیب پیوستهٔ موجود در نرم‌افزار آباکوس معرفی می‌شود.

مدل آسیب جانسون-کوک. جانسون و کوک با در نظر گرفتن یک مدل برای شکست براساس کرنش انباشته، مدل اولیه‌شان را گسترش دادند. مدل شکست جانسون-کوک براساس کرنش انباشته به‌صورت زیر است:

$$\varepsilon^F = \left(D_1 + D_2\, exp\left[D_3 \frac{P}{\sigma_{eff}}\right]\right)(1 + D_4\, ln\, \dot{\varepsilon})(1 + D_5 T_H) \qquad (۱۵)$$

که در این رابطه σ_{eff} تنش مؤثر P فشار هیدرواستاتیکی و $D = \sum \frac{\Delta\varepsilon^p_{eff}}{\varepsilon^F}$ است. شکست زمانی اتفاق می‌افتد که $D = 1$. مدل جانسون-کوک همان‌طور که مشاهده می شود نیازمند به داشتن پنج ثابت ماده است.

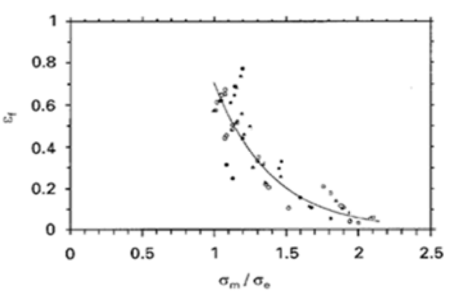
براساس مرجع [22]، برای به‌دست آوردن ثابت‌های موجود در معادلهٔ جانسون-کوک از اطلاعات به‌دست آمده از آزمایش‌ها و شبیه‌سازی‌های عددی در نرخ کرنش‌های مختلف و سطوح مختلف تنش سه‌محوری استفاده شده است. برای استفاده از این مدل فقط به

تعداد محدودی از ثابت‌ها نیاز است، درحالی‌که برای استفاده از مدل‌های شکست فلزات نرم نیاز به ثابت‌های بیشتری است [23, 24].

نتایجی که در ادامه بیان خواهد شد برای فولاد نرم (Mild steel) است که این نوع فولاد از نظر خصوصیات مکانیکی شباهت زیادی به فولاد S355J2G3 دارد. (نتایج مقایسهٔ خواص مکانیکی این دو فولاد در جدول (۱) نشان داده شده است.) براساس نتایج آزمایش‌های مرجع [22] مشخص می‌شود که کرنش شکست به تنش سه‌محوری $\frac{\sigma_m}{\sigma_e}$ وابستگی زیادی دارد درحالی‌که در نرخ کرنش‌های مختلف تغییر چندانی نمی‌کند. هم‌چنین آزمایش‌ها در دمای اتاق انجام شده است بنابراین ثابت D_5 در معادلهٔ (۱۵) تحت این شرایط برابر صفر است. اولین ترم در معادلهٔ (۱۵) که از عبارت ارائه شده توسط هنکاک و مکنزی [25] پیروی می‌کند نشان می‌دهد با افزایش تنش سه‌محوری، کرنش به‌صورت نمایی کاهش می‌یابد.

جدول ۱ مقایسهٔ خواص مکانیکی فولاد نرم و S335J2G3

فولاد	مدول الاستیک (GPa)	استحکام تسلیم (MPa)
فولاد نرم (mild steel) [26]	۲۰۷	۳٤۰
S335J2G3 [20]	۲۰۰	۳۵۵



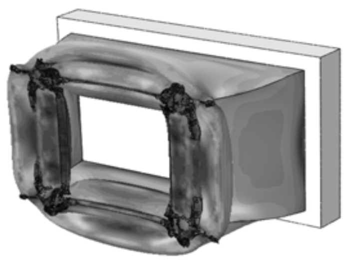
شکل ۹ نمودار کرنش مؤثر بر حسب تنش سه‌محوری برای فولاد نرم [22]

جدول ۲ ثابت‌های مدل جانسون–کوک برای فولاد نرم [22]

D_1	D_2	D_3	D_4
۰	۸/۵٤	۲/۵	-۰/۱۳۲
D_5	نقطه ذوب	دمای گذار	نرخ کرنش مرجع
۰	۰	۰	۰/۰۲

همان‌طور که در شکل (۹) نشان داده شده است در نبود اطلاعات بیشتر از ۲/۵ برای $\frac{\sigma_m}{\sigma_e}$ و هم‌چنین مقادیر کوچک کرنش شکست برای $\frac{\sigma_m}{\sigma_e}$ متوسط، می‌توان فرض کرد که مقدار D_1 برای فولاد نرم صفر است. دو ثابت D_2 و D_3 با گذراندن منحنی از اطلاعات به‌دست آمده از تست محاسبه شده‌اند. ثابت D_4 نیز با در نظر گرفتن نرخ کرنش مرجع قابل محاسبه است. توضیحات بیشتر در [22] بیان شده است. نهایتاً ثوابت مورد نیاز برای معیار جانسون–کوک در جدول (۲) آورده شده است [22].

از اطلاعات موجود در جدول (۲) برای معیار جانسون–کوک در نرم‌افزار آباکوس استفاده شد و شبیه‌سازی در مدت ۰/۰۱۵ ثانیه صورت گرفت. کانتور تنش در شکل (۱۰) نشان داده شده است. مشاهده می‌شود که جزء فداشونده از گوشه‌ها دچار پارگی می‌شود و این پارگی به سایر قسمت‌ها گسترش می‌یابد.



شکل ۱۰ کانتور تنش برای مدل جانسون – کوک

مدل‌های آسیب ریزساختار. ریزساختار فلزات شامل دانه‌ها، ذرات فاز ثانویه، رسوبات و حفره‌هاست. برخلاف فرضیات مدل‌های آسیب ماکروسکوپیک، در مدل‌های آسیب ریزساختار ماده به‌صورت مجموعه‌ای از

سلول‌های غیرهمگن فرض می‌شود.

فرآیند انباشته شدن کرنش که منجر به شکست نرم می‌شود در این مدل‌های آسیب بسیار پیچیده است. مشاهدات متالورژی نشان می‌دهد که شکست فلزات نرم اغلب با جوانه‌زنی، رشد و به‌هم پیوستن ریزحفره‌ها تحت تنش‌های کششی شروع می‌شود. بنابراین در این مدل‌های آسیب مواد به‌صورت ساختاری متخلخل درنظر گرفته می‌شوند.

در ادامه دو مدل آسیب ریزساختار GTN و روزالر اصلاح‌شده معرفی می‌شوند.

مدل آسیب GTN. در مکانیک محیط پیوسته، مدلی برای پلاستیسیتۀ فلزات متخلخل توسط گارسون ارائه شد [6] که بعدها سطح تسلیم اولیۀ آن توسط تورگارد و نیدلمن [7,8] تصحیح گردید.

این معادله که به مدل گارسون – تورگارد – نیدلمن یا همان GTN معروف است به‌صورت زیر است:

$$\varphi = \left(\frac{\sigma_{eq}}{\sigma}\right)^2 + 2q_1 f^* cosh\left(\frac{q_2\sigma_m}{2\sigma}\right) \qquad (١٦)$$
$$1 - q_3 f^{*2} = 0$$

در این رابطه σ_{eq} تنش معادل فون – میزس، σ_m تنش هیدرواستاتیکی، σ تانسور تنش و f میزان رشد حفره‌ها را نشان می‌دهد. پارامترهای q_1, q_2, q_3 پارمترهای معرفی‌شده توسط تورگارد هستند [27] و f^* تابعی است که آسیب ناشی از به‌هم پیوستن حفره‌ها را زمانی که حجم حفره به مقدار بحرانی f_c برسد نشان می‌دهد.

$$f^* = \begin{cases} f & for\ f \le f_c \\ f_c + k(f - f_c) & for\ f \ge f_c \end{cases}$$
$$k = \frac{f_U^* - f_c}{f_F - f_c} \qquad (١٧)$$

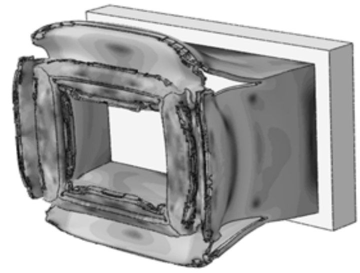
بر طبق این معادله، زمانی که f به مقدار نهایی f_F برسد ترک ظاهر می‌شود و زمانی که f به f_U^* $(f_U^* = \frac{1}{q_1})$ (گسترش نهایی حجم حفره) برسد ماده قابلیت تحمل تنش را کاملاً از دست می‌دهد.

با توجه به این‌که مدل آسیب GTN در بین مدل-های آسیب نرم‌افزار آباکوس وجود ندارد برای استفاده از این مدل آسیب در نرم‌افزار از سابروتین نویسی استفاده شده است. سابروتین مورد استفاده در اینجا سابروتین Vumat است که برای تعریف مدل‌های پیچیدۀ مواد و هم‌چنین مدل‌هایی که در محیط گرافیکی نرم‌افزار وجود ندارد مورد استفاده قرار می‌گیرد. در Vumat ابتدا برای ماتریس مواد خصوصیات الاستیک تعریف می‌شود سپس خصوصیات تسلیم و پلاستیک ماده تعریف می‌شود و در نهایت برای نرم‌افزار تعریف می‌شود که اگر مقدار تنش از حد مجاز بیشتر شود شروع به حذف المان‌های مورد نظر بکند. همان‌طور که از معادلۀ (١٦) مشخص است برای تعریف این مدل آسیب نیاز به چند پارامتر ورودی است که این پارامترها مربوط به جنس مادۀ مورد نظر می‌شود. در اینجا از اطلاعات موجود در کار هویون تو و زیگفرید اشمودر [28] به‌منظور واردکردن پارامترهای ورودی برای مدل آسیب GTN برای جزء فداشوندۀ لکوموتیو زیمنس استفاده شده است. اطلاعات موجود از مرجع [28] برای فولاد s355 در جدول (٣) آورده شده است.

شبیه‌سازی در مدت زمان ۰/۰۱۵ ثانیه انجام شد. در این حالت به‌علت وجود سابروتین مدت زمان حل زیادتر شد. نهایتاً کانتور تنش در شکل (١١) نشان داده شده است.

جدول ٣ اطلاعات ورودی برای استفاده از مدل آسیب GTN

q_1	q_2	q_3	ε_n
۱/۵	۱	۲/۲۵	۰/۲
s_n	f_n	f_c	f_f
۰/۱	۰/۰۱	۰/۰۵	۰/۲



شکل ۱۱ کانتور تنش برای مدل GTN

مدل آسیب روزالر اصلاح‌شده. این مدل برای اولین بار توسط نیشون و هاچینسون [29] پیشنهاد شد. این مدل می‌تواند هر دو نوع شکست ناشی از کشش و برش را نشان دهد. از مدل سختی همسانگرد (isotropic hardening) آسیب استفاده شده است. دو متغیر داخلی برای نشان دادن فرآیند آسیب ماده در این مدل به کار رفته است، اولین متغیر کرنش پلاستیک معادل p است و دیگری میزان گسترش حجم حفرهٔ f است که متغیر آسیب نامیده می‌شود. معادلهٔ آسیب روزالر هم‌چنین شامل تابع پتانسیل تسلیم، رابطهٔ تنش - کرنش و تغییرات متغیر آسیب است. تابع پتانسیل تسلیم به‌صورتی که در معادلهٔ (۱۸) نشان داده شده است رابطه‌ای است که میزان رشد آسیب را به تنش هیدرواستاتیکی مرتبط می‌کند.

$$\varphi = \frac{\sigma_{eq}}{\rho} - R(p) + Df\sigma_1 exp\left(\frac{\sigma_m}{\rho\sigma_1}\right) = 0 \qquad (۱۸)$$

که در این رابطه $\sigma = \sigma_d + \sigma_m \boldsymbol{I}$ تناسور تنش کوشی، σ_d تنش دیویتوریک، σ_m تنش هیدرواستاتیکی، I تانسور واحد مرتبهٔ دوم، σ_{eq} تنش معادل فون میزس، $\rho = (1-f)/(1-f_0)$ چگالی نسبی، f متغیر آسیب یا گسترش حجم حفره، f_0 حجم اولیهٔ حفره در ماده، $R(p)$ تابع سختی ماده، p کرنش پلاستیک معادل و D و σ_1 ثوابت ماده برای رابطهٔ روزالر است (معمولاً $D = 2$ در نظر گرفته می‌شود [12-14]).

متغیر آسیب برای مدل آسیب روزالر اصلاح‌شده به‌صورت زیر است:

$$f = \frac{(D + k_w\omega(\sigma))f_0}{(D + k_w\omega(\sigma) - Df_0)e^{-(D+k_w\omega(\sigma))p} + Df_0}$$

(۱۹)

که در این رابطه:

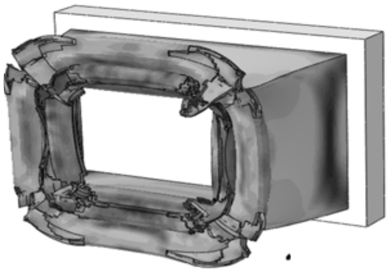
$$\omega = \left(\frac{27J_3}{2\sigma_{eq}^3}\right)^2 \qquad (۲۰)$$

برای استفاده از مدل روزالر اصلاح‌شده در قطعهٔ مورد نظر باید کدنویسی کرد. با توجه به اینکه مدل آسیب روزالر اصلاح‌شده جزو مدل‌های آسیب موجود در نرم‌افزار آباکوس نیست برای واردکردن آن در مدل، مشابه قسمت قبل باید از سابروتین Vumat استفاده کرد. از کار یوهانگ گوا و شنگدن ژائو در مرجع [30] به‌منظور نوشتن معادلات و حل عددی آن‌ها استفاده شده است. هم‌چنین برای به‌دست آوردن پارامتر مواد (D و σ) از مرجع [13] استفاده شده است. در این مرجع از مدل آسیب روزالر برای فولاد A508 CI 3 استفاده شده است که خصوصیات مکانیکی این فولاد با خصوصیات مکانیکی فولاد به‌کاررفته در جزء فداشوندهٔ لکوموتیو زیمنس هم‌خوانی قابل‌قبولی دارد (جدول ٤). با توجه به مرجع [13] از مقادیر $D = 2$ و $\sigma = 490\ Mpa$ در شبیه‌سازی‌های عددی استفاده شده‌است.

مشابه مدل‌های آسیب قبلی، شبیه‌سازی در مدت زمان ۰/۰۱۵ ثانیه انجام شد. در این حال به‌علت وجود سابروتین زمان کامل شدن حل در نرم‌افزار بیشتر شد. نهایتاً کانتور تنش در شکل (۱۲) نشان داده شده است.

جدول ٤ مقایسهٔ خواص مکانیکی A508 CI 3 و S335J2G3

فولاد	مدول الاستیک (GPa)	استحکام تسلیم (MPa)
A508 CI 3 [31]	۲۰۵	۳۸۰
S335J2G3 [20]	۲۰۰	۳۵۵



شکل ۱۲ کانتور تنش برای مدل روزالر اصلاح شده

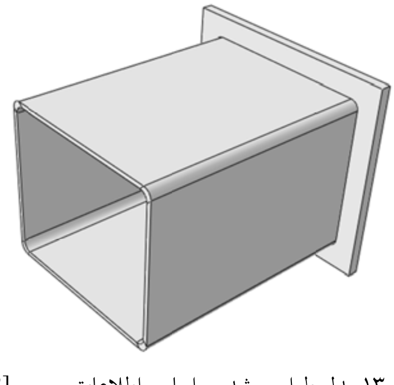
جدول ۵ مقایسه بین خصوصیات برخورد در شبیه‌سازی با مدل‌های آسیب مختلف

مدل	E(MJ)	F_{max}(kN)	کاهش E	کاهش F_{max}
جانسون-کوک	۲/۸۱	۱۹٦۲٤	٪۳۱	٪۳/۵
GTN	۲/۵۳	۱۹٤۵۷	٪۳۸	٪٤/۳
روزالر اصلاح-شده	۲/٦۲	١٦٩١٧	٪۳٦	٪١٦/٩

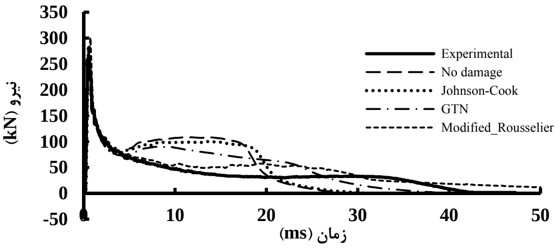
مقایسه بین مدل‌های آسیب مختلف. به‌منظور مقایسه بین مدل‌های آسیب مختلف، مقادیر بیشینه نیرو و بیش‌ترین جذب انرژی برای هر مدل آسیب محاسبه شده و نتایج در جدول (۵) آورده شده است. مقادیر درصدی نسبت به نتایج شبیه‌سازی بدون درنظر گرفتن معیار آسیب محاسبه شده است.

با توجه به نتایج جدول مشخص می‌شود که استفاده از مدل‌های آسیب باعث کاهش بیشینهٔ نیرو می‌شود. علت این امر، پاره شدن جسم در حین برخورد است که باعث می‌شود جسم مقاومت کمتری در برابر تغییرشکل اولیه از خود نشان دهد. البته این موضوع باعث کاهش جذب انرژی نیز می‌شود. از نتایج جدول مشخص می‌شود که مدل آسیب روزالر اصلاح‌شده بهترین خصوصیات برخورد را، از نظر کاهش بیشتر بیشینهٔ نیرو و افت کمتر انرژی جذب‌شده، در بین مدل‌های آسیب دارد. حال باید تعیین کرد کدام مدل آسیب می‌تواند رفتار برخورد جزء فداشوندهٔ لکوموتیو زیمنس را به‌درستی نشان دهد.

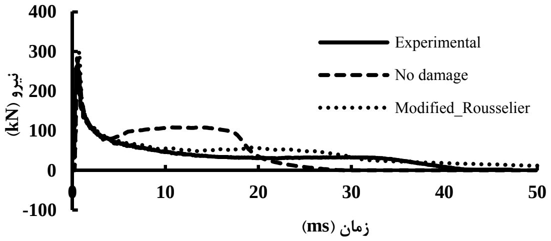
تعیین مدل آسیب مناسب. برای تعیین مدل آسیب مناسب باید نتایج حاصل از شبیه‌سازی با مدل‌های آسیب مختلف را با نتایج آزمایشگاهی مقایسه کرد. برای این منظور نیاز به اطلاعات آزمایشگاهی از تست برخورد جزء فداشوندهٔ لکوموتیو زیمنس است که متأسفانه چنین اطلاعاتی حتی در شرکت سازندهٔ این لکوموتیو (شرکت مپنا) وجود ندارد. نهایتاً برای انتخاب مدل آسیب مناسب از اطلاعات تست جزء فداشوندهٔ دیگری استفاده شده است. کار روی این جزء فداشونده توسط اینک و ترکمن در سال ۲۰۱۱ [32] انجام شده است. با توجه به این‌که جنس این جزء فداشونده از فولاد است و هم‌چنین نسبت طول به ضخامت آن برابر $\frac{l}{t} = 55$ است به خوبی شرایط هندسی آن با شرایط جزء فداشوندهٔ لکوموتیو زیمنس تطابق دارد ($\frac{l}{t} = 55.3$). بنابراین از اطلاعات موجود در [32] استفاده شده و مدلی مطابق شکل (۱۳) برای این جزء فداشونده ساخته شده است. سپس در مدت زمان ۵۰ میلی‌ثانیه شبیه‌سازی با سه مدل آسیب مختلف صورت گرفت و نتایج حاصل از شبیه‌سازی با نتایج حاصل از تست مقایسه شد. شکل‌های (١٦-١٤) مقایسهٔ نتایج شبیه‌سازی با مدل‌های آسیب مختلف را با نتایج حاصل از اطلاعات آزمایشگاهی نشان می‌دهد.



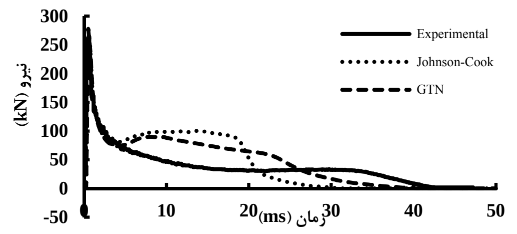
شکل ۱۳ مدل طراحی شده براساس اطلاعات مرجع [32]



شکل ۱٤ نمودار نیرو برحسب جابه‌جایی برای سه مدل آسیب مختلف و نتایج آزمایشگاهی



شکل ۱۵ نمودار نیرو برحسب جابه‌جایی برای مدل روزالر اصلاح شده، مدل بدون معیار آسیب و نتایج آزمایشگاهی



شکل ١٦ نمودار نیرو برحسب جابه‌جایی برای مدل جانسون – کوک، مدل GTN و نتایج آزمایشگاهی

تفسیر نتایج

می‌توان از جنبه‌های مختلف این نمودارها را مورد بررسی قرار داد. اولین نکته‌ای که جلب توجه می‌کند این است که عدم استفاده از معیار آسیب نتایج صحیحی را نشان نمی‌دهد. همان‌طور که از منحنی‌های شکل‌های (۱۵ و ١٤) مشخص است آن منحنی که مربوط است به نتایج شبیه‌سازی بدون در نظر گرفتن معیار آسیب، بیش‌ترین اختلاف را با منحنی مربوط به نتایج آزمایشگاهی دارد. چون ضخامت جزء فداشونده زیاد است، در طی برخورد مکانیزم‌های کمانش و چین‌خوردگی در سازه ایجاد نمی‌شود. بنابراین اولین اتفاقی که طی برخورد رخ می‌دهد پاره شدن سازه است بنابراین شبیه‌سازی تست برخورد قطعه‌ای که ضخامت آن زیاد است بدون در نظر گرفتن معیار آسیب عملاً نتایج اشتباهی می‌دهد.

به‌علاوه، همان‌طوری که شکل‌های (١٦ و ١٤) نشان می‌دهند نمودار مربوط به مدل آسیب پیوسته (مدل جانسون–کوک) نسبت به نمودارهای مربوط به مدل‌های آسیب ریزساختار (GTN و روزالر اصلاح‌شده) دارای خطای بیشتری است. زیرا مدل‌های آسیب پیوسته جسم را به‌صورت پیوسته و بدون فرج و خلل در نظر می‌گیرند. این ویژگی باعث می‌شود که فرآیند آسیب مستقل از رفتار پلاستیک مواد در نظر گرفته شود. به‌عبارت دیگر، با گسترش آسیب در ماده، در این مدل‌های آسیب، خصوصیات پلاستیک مواد بدون تغییر می‌ماند. بنابراین آسیب به‌صورت تدریجی در خصوصیات مکانیکی ماده اثر نمی‌گذارد بلکه به‌صورت یک افت ناگهانی در نمودار تنش – کرنش ماده رخ می‌دهد که این ساده‌سازی رفتار شکست ماده را از واقعیت دور می‌کند. درحالی‌که در مدل‌های آسیب ریزساختار چون ماده به‌صورت متخلخل در نظر گرفته می‌شود آسیب به‌صورت تدریجی با رشد حفره‌ها، به‌هم پیوستن آن‌ها و شکل‌گیری حفره‌های بزرگ‌تر در خصوصیات مکانیکی ماده اثر می‌گذارد. همین نکته باعث شده است که نمودار مربوط به مدل آسیب جانسون – کوک در شکل های (١٦ و ١٤) دچار افت ناگهانی شود درحالی‌که در مدل آسیب GTN و مدل آسیب روزالر اصلاح‌شده مشابه نتایج آزمایشگاهی منحنی دچار افت ناگهانی نشده و به‌تدریج کاهش می‌یابد. علت موفقیت مدل‌های ریزساختاری این است که در این مدل‌ها تابع تسلیم جدیدی معرفی می‌شود که پلاستیسیته را به آسیب انباشته مرتبط می‌کند و از این طریق آسیب به‌صورت تدریجی اثر خود را در خصوصیات مکانیکی ماده نشان می‌دهد.

هم‌چنین مشاهده می‌شود که از بین مدل‌های آسیب ریزساختار، مدل آسیب GTN نسبت به مدل آسیب روزالر اصلاح‌شده انحراف بیشتری از نتایج آزمایشگاهی دارد. علت این انحراف این است که در مدل GTN هیچ جمله‌ای برای شکست ناشی از برش در نظر گرفته نشده است. همان‌طور که از معادلهٔ (١٦) دیده می‌شود رشد حفره‌ها در این مدل تنها به تنش هیدوراستاتیکی مرتبط است بنابراین تغییرشکل برشی نمی‌تواند با در نظر گرفتن این مدل آسیب نشان داده شود درحالی‌که طی برخورد شکست ناشی از نیروی برشی یکی از مکانیزم‌های ایجاد آسیب است که مدل GTN از نشان دادن آن ناتوان است. اما در مدل روزالر اصلاح‌شده همان‌طور که بیان شد جمله‌ای برای درنظر گرفتن شکست ناشی از برش در نظر گرفته شده است.

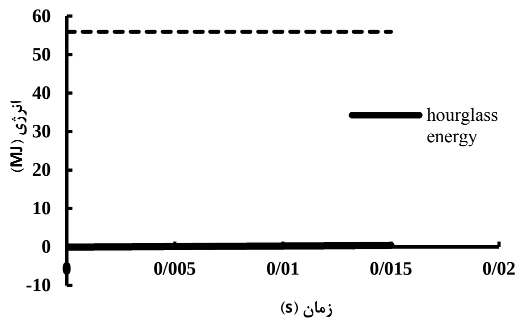
بنابراین همان‌طوری که از شکل‌ها دیده می‌شود مدل آسیب روزالر اصلاح‌شده بهترین تطابق را با نتایج آزمایشگاهی دارد و بهترین مدل برای تخمین شرایط ضربهٔ جزء فداشوندهٔ لکوموتیو زیمنس می‌باشد.

مقایسهٔ میزان جذب انرژی در مدل آسیب روزالر اصلاح‌شده با استاندارد جذب انرژی. با توجه به قسمت‌های قبل مشخص شد که در بین مدل‌های آسیب ذکرشده مدل آسیب روزالر اصلاح‌شده به‌خوبی شرایط تست برخورد جزء فداشوندهٔ لکوموتیو زیمنس را تخمین می‌زند. در این بخش به‌منظور بررسی صحت مدل‌سازی کامپیوتری، نتایج حاصل از شبیه‌سازی با درنظر گرفتن مدل آسیب روزالر اصلاح‌شده با شرایط ذکرشده در استاندارد ECE R 66 مقایسه شده است. با توجه به این استاندارد، مدل‌سازی کامپیوتری زمانی صحیح است که دو شرط زیر هم‌زمان برقرار باشد:

١. مقدار انرژی ساعت شنی باید کمتر از ۵ درصد انرژی کل باشد.

٢. مقدار پارامتر نسبت انرژی نباید از ۱±۰/۰۵ تجاوز کند.

شکل (١٧) انرژی کل و انرژی ساعت شنی را در یک نمودار نشان می‌دهد. با توجه به این شکل به‌وضوح مشخص است که مقدار انرژی ساعت شنی در محدودهٔ ذکرشده در استاندارد قرار دارد. زیرا بیشینه انرژی ساعت شنی (۰/۳۹ MJ) معادل ۰/۷ درصد انرژی کل (۵۵/۹۳ MJ) است. بنابراین شرط اول استاندارد برقرار است.



شکل ١٧ نمودار انرژی برحسب زمان



شکل ١٨ نمودار نسبت انرژی برحسب زمان

شکل (١٨) پارامتر نسبت انرژی برحسب زمان را نشان می‌دهد. در این شکل نیز به‌وضوح شرط دوم استاندارد احراز شده است. زیرا پارامتر نسبت انرژی در محدودهٔ ۰/۹۹۹۹٤ تا ۱/۰۰۰۰۳ در حال تغییر است که در محدودهٔ تعیین‌شده در استاندارد قرار دارد و از حدود مورد اشاره در استاندارد تجاوز نمی‌کند. لذا شرط دوم

استاندارد نیز برقرار است. بنـابراین بـا توجـه بـه احـراز شــرایط مطــرح در اســتاندارد ECE R 66، صــحت مدل‌سازی کامپیوتری طبق این استاندارد تأیید می‌گردد.

استفاده از فوم به‌منظور افزایش جذب انرژی

به‌منظور بهبود جذب انرژی جزء فداشـونده شـیوه‌هـای مختلفی وجود دارد. یکی از بهترین شـیوه‌هـا اسـتفاده از فوم‌ها به‌منظور جذب بیشتر انرژی در حین ضربه اسـت. هانسن و دیگران [33, 34] برای نشـان دادن نقـش فـوم آلومینیوم در جذب انرژی، تیوب‌هـای جـدار نـازک پـر شده از فوم آلومینیوم را به‌صورت آزمایشـگاهی و حـل عددی مورد مطالعه قرار دادند. مطالعات آنهـا نشـان داد که استفاده از فوم آلومینیوم بـه‌عنـوان جـاذب انـرژی در کاربردهای مربوط به ضربه باعث افزایش جذب انـرژی می‌شود اما از طرف دیگر نیـروی حاصـل از برخـورد را نیز افزایش می‌دهد.

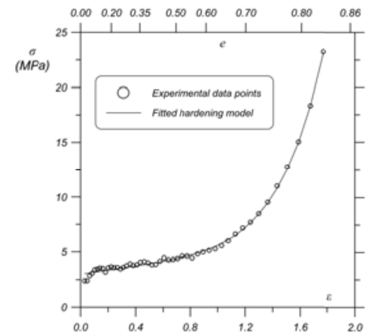
در این جا از فوم آلومینیوم به‌عنوان جـاذب انـرژی استفاده شده است. فوم آلومینیوم در نظر گرفته شـده بـا فرآیند ریخته‌گری پیوسـته تولیدشـده و بـه نـام Hydro Aluminium AS شناخته می‌شود. چگـالی ایـــن فـوم ۳٤۰ kg/m^3، مـــــــدول یـانــــگ آن ۰/۹٤۸ Gpa و ضریب پواسون آن ۰/۳۲۵ است. ابعاد هندسی فوم مورد نظر به‌صورتی طراحی شده اسـت کـه بـا قـرار دادن آن داخل جزء فداشونده، حجم خالی داخل جزء فداشـونده کاملاً پر شود. جرم فوم آلومینیـوم مـورد نظـر بـا ابعـاد هندسی بیان‌شده ٦۸/۳٤ g اسـت کـه بـا قـرار دادن آن داخـل جـزء فداشــونده جـرم جـزء فداشـونده ۱۱/۳٪ افزایش می‌یابـد. هانسـن و هپرسـتد [35] خصوصـیات کرنش سختی این فوم آلومینیوم را با یـک معادلـهٔ سـاده به‌صورت زیر شرح دادند.

$$\sigma = \sigma_p + \gamma \frac{e}{e_D} + \alpha ln\left[\frac{1}{1-\left(\frac{e}{e_D}\right)^{\beta}}\right] \qquad e_D = 1 - \left[\frac{\rho_f}{\rho_{f0}}\right] \qquad (۲۱)$$

اولین جمله σ_p نشان‌دهندهٔ تـنش تـک‌محـوری یـا فشار هیدرواسـتاتیکی پـس از گـذر از ناحیـهٔ الاسـتیک است. به‌صورتی که دیده می‌شود ایـن جملـه مسـتقل از کرنش e است. دومین جمله مربوط به کـرنش- سـختی خطی است که شیب منحنی کرنش با γ ثابـت کـرنش- سختی نشان داده شده است. آخرین جمله نشـان‌دهنـدهٔ کرنش- سختی غیرخطی است که بـا ثابـت α (ضـریب تناسب) و β (ضریب شکل) توصیف شده است.

هانسن و هپرستد [36] مدل ارائـه‌شـده را براسـاس تست‌های تـک محـوری انجـام‌شـــده روی نمونـهٔ فـوم آلومـینیوم بـهینه کردند. نـهایتاً به‌صـورتی کـه در شـکل (۱۹) نشـان داده شـده اسـت مشـخص شـد کـه مـدل ارائه‌شده قادر است همـهٔ منحنـی‌هـای تـنش – کـرنش اندازه‌گیری شده را با دقت خوبی تخمین بزند.

معادلهٔ (۲۱) همراه با اطلاعات بهینه‌شده در جـدول (٦) شـرح کـاملی از خصوصـیات کـرنش سـختی فـوم آلومینیوم برای استفاده در شبیه‌سازی‌های عددی را ارائـه می‌دهد.

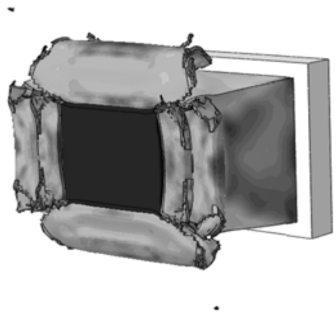


شکل ۱۹ انطباق مدل کرنش سختی پیشنهادی با نتایج آزمایشگاهی برای فوم آلومینیوم [36]

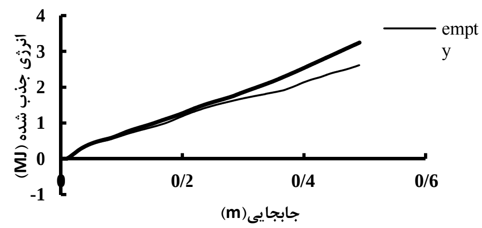
جدول ٦ ضرایب مورد استفاده در مدل کرنش سختی فوم آلومینیوم [36]

ضرایب مدل: $\left[\sigma_p,\alpha,{}^{1}/_{\beta},\gamma,E_p\right] = C_0 + C_1(\frac{\rho_f}{\rho_{f0}})^n$					
ضریب	σ_p	α	${}^{1}/_{\beta}$	γ	E_p
C_0	۰	۰	۰/۱۰۵	۰	۰
C_1	۱۷۲۰	۲٤۰	۹/۸۵	۱۵۹	۲
n	۲/۸۹	۱	۳	۱/۷۷	۳/۳۳

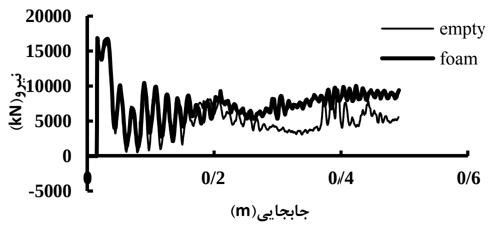
نتایج حاصل از شبیه‌سازی. شبیه‌سازی با استفاده از مدل روزالر اصلاح‌شده و با قرار دادن مادهٔ فوم آلومینیوم با مشخصاتی که در قسمت قبل ذکر شد داخل جزء فداشوندهٔ لکوموتیو زیمنس، انجام شد. کانتور تنش در لحظه ۰/۰۱۳ ثانیه در شکل (۲۰) نشان داده شده است. نمودار جذب انرژی برحسب جابه‌جایی برای جزء فداشوندهٔ خالی و جزء فداشوندهٔ پر شده از فوم در شکل (۲۱) نشان داده شده است. مشاهده می‌شود که جذب انرژی با وجود فوم به مقدار ٢٤ درصد افزایش می‌یابد درحالی‌که نیروی بیشینه تنها به میزان ۰/۲ درصد رشد می‌یابد (شکل ۲۲).



شکل ۲۰ کانتور تنش در لحظه ۰/۰۱۳ ثانیه با وجود فوم



شکل ۲۱ نمودار جذب انرژی برحسب جابه‌جایی برای جزء فداشوندهٔ خالی و جزء فداشوندهٔ پر شده از فوم



شکل ۲۲ نمودار نیرو بر حسب جابه‌جایی برای جزء فداشوندهٔ خالی و جزء فداشوندهٔ پر شده از فوم

تفسیر نتایج

شکل (۲۳) نحوهٔ تشکیل چین و قرار گرفتن فوم بین چین‌ها را نشان می‌دهد. از این شکل مشخص می‌شود علت این‌که استفاده از فوم توانسته است جذب انرژی را افزایش دهد این است که در هنگام ایجاد چین در جزء فداشونده فوم بین چین‌ها قرار گرفته است و مقاومت سازه را در برابر چین‌خوردگی افزایش می‌دهد بنابراین انرژی جذب شده بیشتر می‌شود.



شکل ۲۳ قرار گرفتن فوم بین چین‌های ایجادشده در حین ضربه

نتایج

در این مقاله عملکرد برخورد لکوموتیو ER24PC زیمنس مورد بررسی قرار گرفت. این کار با استفاده از حل عددی و نرم‌افزار آباکوس صورت پذیرفت. در طی این شبیه‌سازی، دو پارامتر بیشینهٔ نیرو و انرژی جذب‌شده – که دو عامل مهم در بررسی‌های مربوط به عملکرد برخورد قطعات محسوب می‌شوند – مورد مطالعه قرار گرفت. در نهایت نتایج زیر به‌دست آمد:

۱. از مقایسهٔ نتایج نرم‌افزاری با نتایج حل تحلیلی مشخص شد که دقت نتایج مدل‌سازی در نرم‌افزار آباکوس در حد قابل‌قبول است.
۲. به علت این‌که ضخامت ورق جزء فداشوندهٔ لکوموتیو زیمنس زیاد است و در حین برخورد پاره می‌شود شبیه‌سازی بدون در نظر گرفتن معیار آسیب نتایج صحیحی را نشان نمی‌دهد.
۳. مدل‌های آسیب نرم‌افزار آباکوس به‌علت این‌که ماده را به‌صورت پیوسته و بدون خلل و فرج در نظر می‌گیرند رفتار شکست را به‌درستی نشان نمی‌دهند.

درحالی‌که در مدل‌های آسیب ریزساختار ماده به‌صورت متخلخل در نظر گرفته می‌شود

٤. به‌علت این‌که مدل آسیب روزالر اصلاح‌شده جمله‌ای برای شکست ناشی از برش در نظر می‌گیرد نسبت به مدل آسیب GTN که فاقد این ویژگی است رفتار شکست جزء فداشوندهٔ لکوموتیو زیمنس را دقیق‌تر نشان می‌دهد و بنابراین بهترین مدل آسیب برای شبیه‌سازی برخورد جزء فداشوندهٔ لکوموتیو زیمنس است.

٥. به‌منظور تأیید صحت شبیه‌سازی‌های انجام‌شده با مدل آسیب روزالر اصلاح‌شده، از استاندارد ECE R 66 استفاده شد و نشان داده شد که شبیه‌سازی‌های صورت گرفته به‌خوبی شرایط بیان‌شده در استاندارد ECE R 66 را ارضا می‌کند.

٦. استفاده از فوم آلومینیوم جذب انرژی را به میزان ٢٤ درصد افزایش می‌دهد درحالی‌که بیشینهٔ نیرو تنها به میزان ٠/٢ درصد رشد می‌کند بنابراین برای افزایش جذب انرژی می‌توان از فوم آلومینیوم داخل جزء فداشوندهٔ لکوموتیو زیمنس استفاده کرد.

مراجع

1. Jones. N, "*Structural impact*", Cambridge University Press, (1989).
2. Abramowicz. W, "Thin-walled structures as impact energy absorbers", *Thin-Walled Structures,* Vol. 41, No. 2, pp. 91-107, (2003).
3. Ugural. C, "*Stresses in plates and shells*", McGraw-Hill, New York, (1999).
4. Wang. B, Lu. G, "Mushrooming of circular tubes under dynamic axial loading", *Thin-walled structures,* Vol. 40, No. 2, pp. 167-182, (2002) .
5. Peirs. J, Verleysen. P, Van Paepegem. W, and Degrieck. J, "Determining the stress–strain behaviour at large strains from high strain rate tensile and shear experiments", *International Journal of Impact Engineering,* Vol. 38, No. 5, pp. 406-415, (2011).
6. Gurson. L, *Continuum theory of ductile rupture by void nucleation and growth. Part I. Yield criteria and flow rules for porous ductile media*, Brown Univ, Providence, RI (USA). Div. of Engineering, pp. 2-15, (1975).
7. Tvergaard. V, "Influence of void nucleation on ductile shear fracture at a free surface", *Journal of the Mechanics and Physics of Solids,* Vol. 30, No. 6, pp. 399-425, (1982).
8. Tvergaard. V and Needleman. A, "Analysis of the cup-cone fracture in a round tensile bar", *Acta metallurgica,* Vol. 32, No. 1, pp. 157-169, (1984).
9. Østby. E, Thaulow. C, Zhang. Z, Numerical simulations of specimen size and mismatch effects in ductile crack growth–Part I: Tearing resistance and crack growth paths, *Engineering fracture mechanics,* Vol. 74, No. 11, pp. 1770-1792, (2007).
10. Østby. E, Thaulow. C and Zhang. Z, "Numerical simulations of specimen size and mismatch effects in ductile crack growth–Part II: Near-tip stress fields", *Engineering fracture mechanics,* Vol. 74, No. 11, pp. 1793-1809, (2007).
11. Bernauer. G and Brocks. W, "Numerical round robin on micro-mechanical models-Results", *ESIS TC8, GKSS Research Center, Geesthacht*, (2000).
12. Li. H, Fu. M, Lu. J and Yang. H, "Ductile fracture: Experiments and computations", *International Journal of Plasticity,* Vol. 27, No. 2, pp. 147-180, (2011).
13. Rousselier. G, "Ductile fracture models and their potential in local approach of fracture", *Nuclear engineering and design,* Vol. 105, No. 1, pp. 97-111, (1987).

14. G. Rousselier, "Dissipation in porous metal plasticity and ductile fracture", *Journal of the Mechanics and Physics of Solids,* Vol. 49, No. 8, pp. 1727-1746, (2001).
15. Lorentz. E, Besson. J and Cano. V, "Numerical simulation of ductile fracture with the Rousselier constitutive law", *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering,* Vol. 197, No. 21, pp. 1965-1982, (2008).
16. Wierzbicki. T, and Abramowicz. W, "On the crushing mechanics of thin-walled structures", *Journal of Applied mechanics,* Vol. 50, No. 4A, pp. 727-734, (1983).
17. Reid. S, Reddy. T and Gray. M, "Static and dynamic axial crushing of foam-filled sheet metal tubes", *International Journal of Mechanical Sciences,* Vol. 28, No. 5, pp. 295-322, (1986).
18. Abramowicz. W and Jones. N, "Dynamic axial crushing of square tubes", *International Journal of Impact Engineering,* Vol. 2, No. 2, pp. 179-208, (1984).
19. Tehrani. P. H. and Ferestade. I, "Studying Energy Absorption in Tapered Thick Walled Tubes", *Latin American Journal of Solids and Structures*, an ABCM Journal, Vol. 11, (2014).
20. Krummenacker. J, "Simulation of the welding process of steel tube joints made of S355 and S690", (2011).
21. Wall. O, "Dynamic crack propagation in large steel specimens", *Engineering fracture mechanics,* Vol. 69, No. 7, pp. 835-849, (2002).
22. Mirza. M, Barton. D and Church. P, "The effect of stress triaxiality and strain-rate on the fracture characteristics of ductile metals", *Journal of materials science,* Vol. 31, No. 2, pp. 453-461, (1996).
23. Seaman. L, Curran. D, Aidun. J and Cooper. T, "A microstatistical model for ductile fracture with rate effects", *Nuclear engineering and design,* Vol. 105, No. 1, pp. 35-42, (1987).
24. Needleman. A and Tvergaard. V, "An analysis of ductile rupture in notched bars", *Journal of the Mechanics and Physics of Solids,* Vol. 32, No. 6, pp. 461-490, (1984).
25. Hancock. J and Mackenzie. A, "On the mechanisms of ductile failure in high-strength steels subjected to multi-axial stress-states", *Journal of the Mechanics and Physics of Solids,* Vol. 24, No. 2, pp. 147-160, (1976).
26. J.-B. Y, Liew. J, Zhang. M.-H and Wang. J.-Y, "Mechanical properties of normal strength mild steel and high strength steel S690 in low temperature relevant to Arctic environment", *Materials & Design,* Vol. 61, pp. 150-159, (2014).
27. Tvergaard. V, "On localization in ductile materials containing spherical voids", *International Journal of Fracture,* Vol. 18, No. 4, pp. 237-252, (1982).
28. J.-B. Y, Liew. J, Zhang. M.-H, and Wang. J.-Y, "Mechanical properties of normal strength mild steel and high strength steel S690 in low temperature relevant to Arctic environment," *Materials & Design*, Vol. 61, pp. 150-159, (2014).
29. Nahshon. K, Hutchinson. J, "Modification of the Gurson model for shear failure", *European Journal of Mechanics-A/Solids,* Vol. 27, No. 1, pp. 1-17, (2008).
30. Guo. J, Zhao. S, Murakami R.-i, Zang. S, "Experimental and numerical investigation for ductile fracture of Al-alloy 5052 using modified Rousselier model", *Computational Materials Science,* Vol. 71, pp. 115-123, (2013).
31. Cheong. Y.-M, Jung. H, Joo. Y, Kim. S, Kim. Y, "Dynamic elastic constants of Weld HAZ of SA 508 CL. 3 steel using resonant ultrasound spectroscopy", *IEEE Trans. Ultrason. Ferroelectr. Freq. Control,* Vol. 47, No. 3, pp. 559-564, (2000).
32. İnce. F, Türkmen. H, Mecitoğlu. Z, Uludağ. N, Durgun. İ, Altınok. E and Örenel. H, "A numerical and experimental study on the impact behavior of box structures", *Procedia Engineering,* Vol. 10, pp. 1736-1741, (2011).

33. Hanssen. AG, Langseth. M, Hopperstad. O, "Static crushing of square aluminium extrusions with aluminium foam filler", *International Journal of Mechanical Sciences,* Vol. 41, No. 8, pp. 967-993, (1999).
34. Hanssen, A.G., Hopperstad, O. and Langseth, M., "Bending of square aluminium extrusions with aluminium foam filler", *Acta Mechanica,* Vol. 142, No. 1-4, pp. 13-31, (2000).
35. Hanssen. AG, Hopperstad. O. and Langseth. M, "Design of aluminium foam-filled crash boxes of square and circular cross-sections", *International Journal of Crashworthiness,* Vol. 6, No. 2, pp. 177-188, (2001).
36. Hanssen. AG, Hopperstad. O, Langseth. M. and Ilstad. H, "Validation of constitutive models applicable to aluminium foams", *International journal of mechanical sciences,* Vol. 44, No. 2, pp. 359-406, (2002).